

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РАСКАТА НА СИЛУ ЕГО ПРОКАТКИ В УСЛОВИЯХ ВЫСОКОГО ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ

INVESTIGATION OF THE PLATE TEMPERATURE FIELD IRREGULARITY INFLUENCE ON ROLLING FORCE UNDER HIGH DEFORMATION ZONE

Н.Г. Колбасников¹⁾, И.А. Шишов¹⁾, А.М. Корчагин²⁾, А.А. Беляев²⁾

¹⁾ ФГБОУ ВПО «СПбГПУ», 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29

²⁾ ОАО «Северсталь», 162608, Вологодская область, Череповец, ул. Мира, 30

e-mail: shishov_i@list.ru

Известно [1], что однородность конечной структуры и механических свойств по толщине готового толстолистного проката в значительной мере определяются характером напряженно-деформированного состояния (НДС) металла в очаге деформации при прокатке. При черновой прокатке толстого листа из трубных марок стали практически всегда выполняется соотношение $l/h_{cp} < 1$ (где l – длина дуги захвата, h_{cp} – средняя высота очага деформации), что позволяет назвать очаг деформации высоким [2]. Высокий

очаг деформации характеризуется крайне

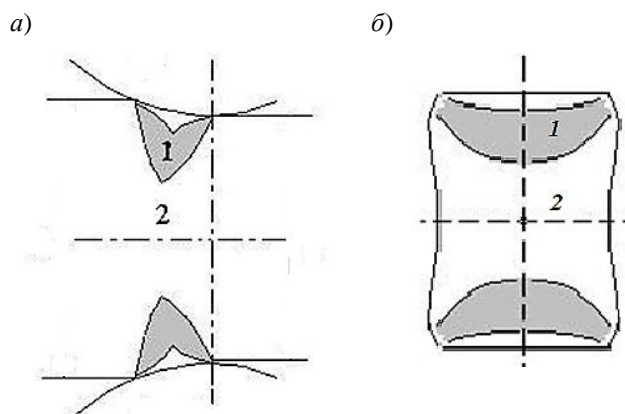


Рис. 1. Зоны активной (1) и пассивной (2) пластической деформации при высоком очаге деформации: а – в продольном сечении; б – в поперечном сечении раската.

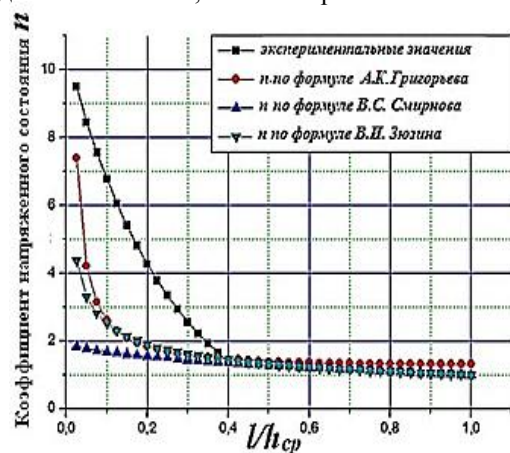


Рис. 2. Комплексное влияние неравномерности температур и геометрии очага деформации на давление металла на валки

неравномерным распределением напряжений, степеней и скоростей деформации по высоте раската, поскольку деформация не проникает на всю глубину сечения (рис. 1), что обуславливает существование зон активной и пассивной деформации. При этом в зонах активной деформации металл деформируется непосредственно от действия валков, в зонах пассивной деформации металл вынужден вытягиваться вдоль направления прокатки под действием активных зон при выполнении условия неразрывности деформации. Чем выше очаг деформации, тем больше объем пассивных зон и значительней их роль в формировании НДС. Поскольку центральные слои металла являются зонами пассивной деформации, они деформируются (прорабатываются) слабо, что может негативно сказываться на конечной структуре и механических свойствах готового толстого листа [3].

Пассивные зоны создают дополнительный подпор течению металла в активной зоне, препятствуя удлинению, что приводит к повышению силы прокатки. Чем выше очаг деформации, тем (при прочих равных условиях) выше среднее напряжение в очаге деформации p_{cp} [3]. Количественно это может быть выражено через коэффициент напряженного состояния $n = p_{cp}/K$, (где p_{cp} – среднее напряжение в очаге деформации, K – сопротивление деформации) [4].

Для расчета коэффициента напряженного состояния в условиях высокого очага деформации в предложено большое количество зависимостей вида $n = f(l/h_{cp})$ [4-6]. Однако сопоставление расчетных сил прокатки с измеренными на стане 5000 ОАО «Северсталь» показало их существенное различие для высоких очагов деформации при $l/h_{cp} < 0,4$ (рис. 2).

Необходимо отметить, что теория прокатки толстого листа создавалась без учета неравномерности температурного поля металла в очаге деформации. Между тем прокатка непрерывно-литого сляба в черновых пропусках на толстолистовом стане всегда сопровождается значительной неравномерностью распределения температур по толщине раската [7], что, очевидно, может существенно влиять на характер напряженно-деформированного состояния

металла в очаге деформации и, как следствие, на силу прокатки [1].

Для оценки влияния неравномерности температурного поля раската на силу его прокатки решали термомеханическую задачу о горячей прокатке толстого листа на стане 5000 ОАО

«Северсталь» в пакете конечно-элементного моделирования *Deform-3D*. Расчеты осуществляли при помощи созданной конечно-элементной модели (рис. 3), адаптированной к условиям прокатки на стане 5000 [7].

В качестве количественной характеристики неравномерности температурного поля по толщине раската приняли соотношение толщин разогретых центральных слоев металла (т.н. ядра) и заохлажденных поверхностных слоев (т.н. корочек). Температура и толщина корочек определяется временем излучения, количеством воздействий клетового гидросбива, временем контакта с валками, разогревом от ядра за счет

теплопроводности и изменяется по ходу прокатки вплоть до чистовой прокатки, когда различием температур по высоте раската можно пренебречь.

На рис. 4,а представлено поле температур в слябе перед первым черновым проходом, рассчитанное в пакете *Deform-3D*[7]. В качестве упрощения температуру заохлажденных слоев принимали постоянной в пределах их заданной толщины. Упрощенная схема, принятая для анализа влияния толщины и температуры заохлажденных областей на НДС представлена на рис. 4,б.

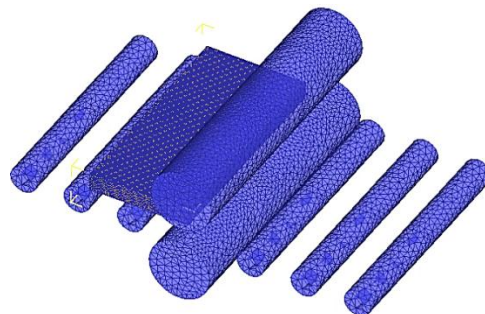
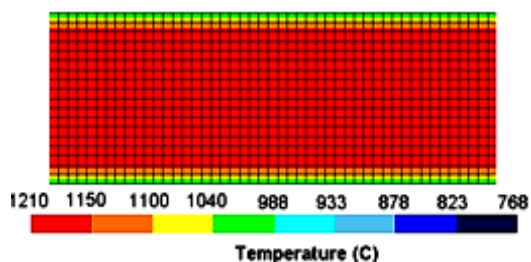


Рис. 3. Конечно-элементная модель процесса горячей прокатки толстого листа

а)



б)

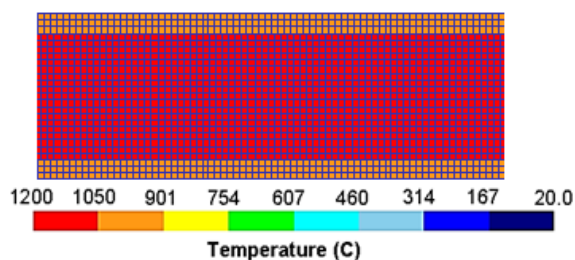


Рис. 4. Распределение температур по толщине сляба, рассчитанное при помощи *Deform – 3D* (а) и упрощенная схема, принятая для анализа влияния неравномерности температурного поля на НДС (б)

Для анализа влияния толщины и температуры заохлажденных областей раската на НДС и силу прокатки моделировали прокатку слябов/раскатов толщинами 250, 150 и 90 мм. Выбор толщин раската при моделировании обусловлен диапазоном толщин окончания черновой прокатки на толстолистовом стане 5000 ОАО «Северсталь», который составляет 90-150 мм. Толщины заохлажденных слоев варьировали в пределах 30-50 мм, температуры заохлажденных корочек принимали в пределах 700-1000°C, температуру разогретых центральных слоев раската считали равной 1150° С. Моделировали проходы прокатки с относительными обжатиями 1-10%, чему соответствовали значения критерия l/h_{cp} 0,18-0,65 для сляба толщиной 250 мм, 0,22-0,64 для раската толщиной 150 мм и 0,26-0,87 для раската толщиной 90 мм. Сляб считали пластичным телом, его свойства задавали кривыми пластического течения, полученными экспериментально на комплексе *Gleeble-3800*.

По результатам решения задачи получены картины напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации в зависимости от

выбранных обжатий, соотношений температур и толщин ядра и корочки. Одна из подобных картин представлена на рис. 5.

По рис. 5 хорошо видна неравномерность НДС и наличие областей продольных растягивающих напряжений в центральных и приконтактных слоях прокатываемого сляба. Для оценки изменения характера НДС в центральной части очага деформации в случае наличия температурного градиента использовали отношение $h_{раст}/h_{ср.}$, где $h_{раст.}$ – высота области растягивающих продольных напряжений в центральных слоях, $h_{ср.}$ – средняя высота очага деформации. Графики зависимости $h_{раст}/h_{ср.}$ от относительного обжатия в проходе ϵ , толщины и температуры заохлажденных приповерхностных слоев представлены на рис. 6. Видно, что в очаге деформации присутствуют зоны растягивающих напряжений в приконтактных и центральных слоях металла, занимающие до 70 % высоты очага деформации. По высоте области растягивающих напряжений можно судить о соотношении зон активной и пассивной деформации.

б)

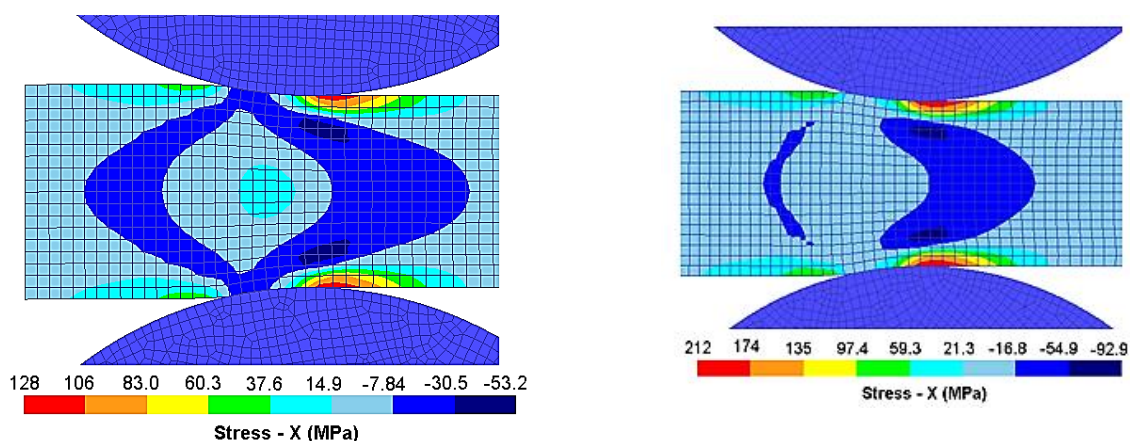


Рис. 5. Поля распределения продольных напряжений в очаге деформации при прокатке сляба толщиной 250 мм с относительным обжатием 15% при толщине корочки 30 мм и ее температуре: а - 1100° С, б – 800° С

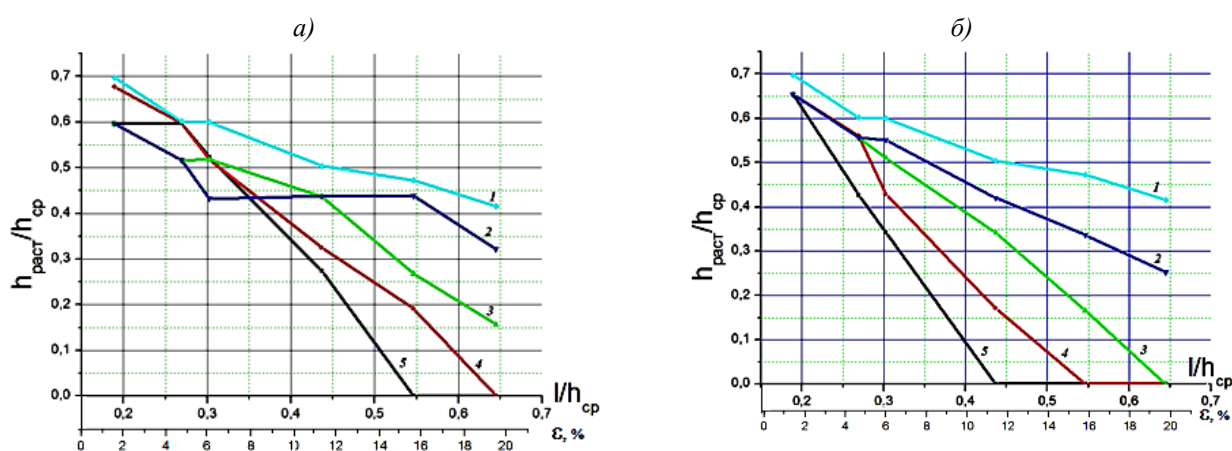


Рис.6. Зависимость $h_{раск}/h_{cp}$ от относительного обжатия ϵ при температурах приповерхностного слоя 1200° С (1), 1000° С (2), 900° С (3), 800° С (4), 700° С (5) при толщинах корочки 30 мм (а) и 50 мм (б)

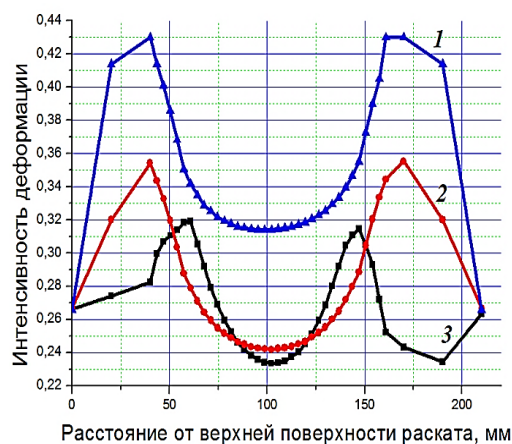


Рис.7. Распределение интенсивностей деформации по высоте раската при прокатке сляба толщиной 250 мм с относительным обжатием 19% мм при наличии корочки толщиной 50 мм с температурой 700°С (1) и 1000°С (2), а также при равномерной температуре раската 1200°С (3)

Из рис. 6 видно, что чем больше толщина и ниже температура корочек, тем интенсивнее убывают растягивающие напряжения в

центральных слоях металла при возрастании обжатия.

Кроме того, наличие захлажденных корочек значительно увеличивает интенсивность деформации в центральной по толщине части прокатываемого листа (рис. 7), что может существенно повысить качество готового проката.

По результатам моделирования были получены зависимости p_{cp}/K от обжатия в проходе при различных толщинах и температурах корочек (рис.8).

Напряжение p_{cp} рассчитывали с помощью стандартной подпрограммы пакета *Deform-3D*, а сопротивление металла деформации – с помощью программы *AusEvol⁺*, в основе которой лежит база данных по сопротивлению деформации для трубных марок стали, полученная в результате экспериментальных исследований на комплексе *Gleeble-3800*. В расчетах в качестве значений степени и скорости деформации принимали средние значения этих параметров по очагу деформации.

Из рис. 8 видно, что неравномерность распределения температур оказывает существенное влияние на силу прокатки, поскольку коэффициент напряженного состояния зависит от толщины

захоженных поверхностных слоев. Влияние неравномерности температуры раската на усилие его прокатки можно учесть поправкой Δn к коэффициенту подпора $n_{\text{равномер.}}$ при равномерной температуре:

$$n = n_{\text{равномер.}} + \Delta n \quad (1)$$

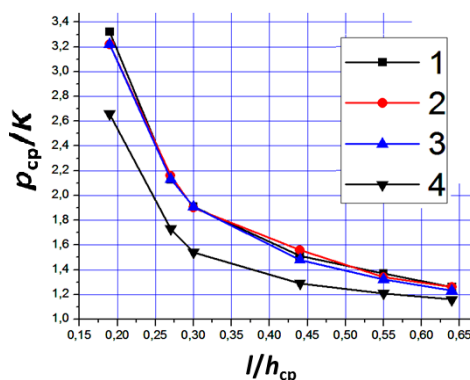


Рис. 8. Зависимость коэффициента напряженного состояния $n = p_{cp}/K$ от значений критерия l/h_{cp} при толщине раската 250 мм и толщине захоженных корочек 50 мм (а), при толщине раската 90 мм и толщине захоженных корочек 30 мм (б) при температурах корочек 700° С (1), 900° С (2), 1000° С (3) и равномерной температуре раската (4).

Величина поправки Δn зависит от соотношения толщин раската $h_{\text{раск.}}$ и суммарной толщины захоженных слоев $h_{\text{кор.}}$, а также значения критерия l/h_{cp} , т.е. $\Delta n = f(h_{\text{кор.}}/h_{\text{раск.}}, l/h_{cp})$. Чем больше соотношение $h_{\text{кор.}}/h_{\text{раск.}}$ и меньше l/h_{cp} , тем больше значение поправки Δn .

Выражение для вычисления поправки искали в безразмерном виде:

$$\Delta n = A \cdot \left(\frac{h_{\text{корочек}}}{h_{\text{раската}}} \right)^{\alpha} \cdot \left(\frac{l}{h_{cp}} \right)^{\beta}, \quad (3)$$

где A , α и β – калибровочные параметры.

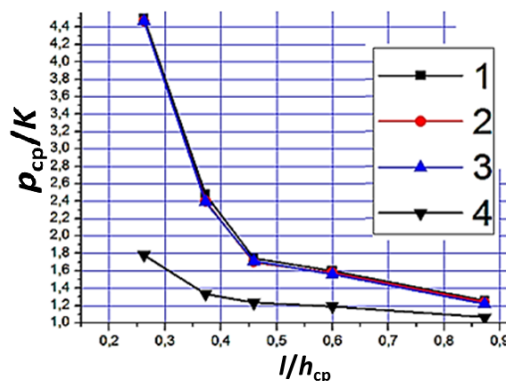
Значения калибровочных параметров уравнения (3) определили при помощи метода наименьших квадратов, обеспечив наименьшее отклонение расчетных значений поправки от значений, полученных расчетами в *Deform-3D*:

$$\Delta n = 0,54 \cdot \left(\frac{h_{\text{корочек}}}{h_{\text{раската}}} \right)^{3,24} \cdot \left(\frac{l}{h_{cp}} \right)^{-2,153}, \quad (4)$$

Границы применимости уравнения (4): диапазон поверхностных температур раската 700 – 1000° С, толщина раската 90 – 313 мм,

Коэффициент подпора $n_{\text{равномер.}}$ при равномерной температуре может быть вычислен по уравнению В.С. Смирнова[6]:

$$n_3 = 2 - \sqrt{l/h_{cp}} \quad (2)$$



соотношению $h_{\text{кор.}}/h_{\text{раск.}} < 0,67$, что соответствует условиям черновой прокатке на стане 5000.

Скорректированная методика расчета усилия прокатки, учитывающая влияние неравномерности температурного поля, обеспечила высокую точность расчетов: средняя относительная ошибка расчета силы прокатки на установившемся участке составила 5,6% для выборки из 2111 проходов.

Список литературы

1. Полухин П.И., Клименко В.М., Полухин В.П. и др. Прокатка толстых листов. М.: Металлургия, 1984. 288 с.
2. Чекмарев А.П., Павлов В.Л., Мелешко В.И., Токарев В.А. Теория прокатки крупных слитков. М.: Металлургия, 1968. 252 с.
3. Казаков А.А. и др. Влияние структурной анизотропии в ферритно-бейнитных сталях после термомеханической обработки на уровень их механических свойств // Черные металлы. 2010. №6. с.7-14.;
4. Смирнов В.С., Григорьев А.К., Карачунский А.Д., Мельничук О.Я. Метод подобия в теории прокатки. Л.: Наука, 1971. 178 с.
5. Бровман М.Я. Энергосиловые параметры непрерывных заготовочных станов. М.: Металлургиздат, 1960.
6. Смирнов В.С. Теория прокатки. М.: Металлургия, 1967.
7. Лунев В.А., Шишов И.А., Глухов П.А., Беляев А.А. Тепловые потери при прокатке толстого листа на стане 5000. Часть. 1. Теплотери на операциях, предшествующих прокатке // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 1. С. 146-152.